

Ni-Cr-Mo-V강의 템퍼링에 의한 미세구조 변화와 하한계 피로균열진전 특성

신 훈, 문윤배, 김상태, 권재도
영남대학교 공과대학 기계공학부

Microstructural Change and Near-threshold Fatigue Crack Growth
Behaviors of Ni-Cr-Mo-V Steel by Tempering Treatments

Hoon Shin, Yun-Bae Moon, Sang-Tae Kim and Jae-Do Kwon
Department of Mechanical Engineering, Gyongsan, 712-749

ABSTRACT

Near-threshold fatigue crack growth characteristics was investigated on the Ni-Cr-Mo-V low alloy steel, which has the different microstructure obtained by tempering at various temperature. The specimens were austenized at 950 °C and then followed by tempering at 200 °C, 530 °C and 600 °C. Strain rate was obtained from strain gauge attached on the crack tip and crack opening point was observed through load-strain curve. Threshold stress intensity range(ΔK_{th}) was increased with increasing tempering temperature, but the effective threshold stress intensity range($\Delta K_{eff, th}$) was not affected with the increasing temperature. Grain size increased with increasing tempering temperature.

1. 서 론

원자력발전 설비, 대형구조물 및 항공기 등 파괴시 큰 피해가 발생하는 분야에서 구조물의 신뢰성 확보를 위한 피로균열진전에 관한 연구가 활발히 진행되고 더욱이 원자력 발전설비 중의 하나인 터빈로터 디스크의 경우는 가혹한 환경 하에서 사용되므로 안전한 운전과 적절한 보수를 위해 많은 연구의 대상이 되고 있다. 국내에서도 고리 원자력 발전소 1호기의 건설 이후 지속적인 건설과 이에 관련된 많은 연구가 시행되고 있는데, 대부분의 기기 및 구조물에 사용되고 있는 금속재료는 사용 목적에 따라 다양한 열처리를 행한 후 사용하게 된다. 따라서 미세조직의 변화가 재료의 피로균열진전속도(fatigue crack growth

rate)에 미치는 영향에 대한 연구^{1, 2, 3)}가 많이 행해지고 있다.

특히 하한계 ΔK_{th} 가 존재하는 근방에서는 Paris 영역에서 나타나는 균일진전거동과는 다르게 재료의 미세조직에 의한 영향을 직접 받게 되어 불규칙한 진전거동을 나타낸다. 이러한 거동을 일으킴에 따라 균열선단의 개폐(opening and closure) 현상이 나타나고 이것을 고려한 유효응력확대계수(effective stress intensity factor) 범위에 대해서 균일진전거동을 파악할 필요성이 있다.

이와 관련된 연구는 菊川眞 등의 제하 탄성 컴플라이언스법에 의한 저 진전속도 영역에 있어서 피로균열진전속도와 균열개폐거동을 실측에 의한 평가⁴⁾, G.T. Gray, C.S. Shin 등의 소성유기 닫힘과 파면

거칠기의 영향을 고려한 유효응력확대계수 평가^{5,6)}, 비파괴검사 장비를 이용한 균열개폐 현상 규명^{7,8)} 및 응력비 영향에 따른 하한계 피로균열진전 특성⁹⁾ 등 다수의 연구결과가 있다.

본 연구에서는 터빈로터 디스크용 재료인 Ni-Cr-Mo-V강에 대해 실제 사용 중에 생기는 것과 유사한 미세 구조변화를 얻기 위해 템퍼링(tempering)온도와 냉각속도(cooling rate)를 다르게 열처리를 행하여 강의 미세구조를 변화시킨 후 각각의 열처리 조건에 의한 경도치 변화와 주사전자현미경(SEM)에 의해 템퍼링온도에 따른 결정립 크기의 관계를 알아보고 ΔK_{th} 와 균열진전속도의 관계, $\Delta K_{eff, th}$ 와 균열진전속도의 관계를 비교 검토, 미세구조 변화에 따른 하한계 영역에서 피로균열진전 및 균열개폐현상의 특성을 평가하고자 한다.

2. 시험편 및 시험방법

2.1 재료 및 시험편

본 연구에 사용된 재료는 터빈로터 및 디스크재료 사용되고 있는 Ni-Cr-Mo-V합금강(ASM A471)¹⁰⁾으로 전기 아아크로(electric arc furnace)에서 용탕을 만들어 진공 불순가스 제거 처리후 주형에 넣어 응고시킨 강괴(ingot)를 열간가공 처리를 거쳤다. 재료의 화학성분은 Table. 1에 나타내었고, 기계적 성질은 Table. 2에 나타내었다. 사용된 시험편은 Fig. 1의 그림과 같이 ASTM E647-88a에 따라 가공된 중앙균열(Center Crack Tension; CCT) 시험편을 사용하였고 중앙 노치의 형상은 피로균열발생 특성에 미치는 영향을 최소화하기 위해서 우선 센터 드릴로 중앙에 홀(hole)을 뚫은 후 방전가공(Electro Discharge Machining; EDM)으로

$2a = 6.6\text{mm}$, $\rho = 0.2\text{mm}$ 로 일정하게 가공하였다.

최종적으로 시험편을 Fig. 2에 나타낸 열처리 과정의 개략도와 같이 오스테나이트화 온도인 950℃에서 1시간 유지 후 퀴칭하여 마르텐사이트(martensite) 조직을 만든 후 각 200℃, 530℃, 600℃ 온도에서

Table. 1 Chemical composition of Ni-Cr-Mo-V steel (wt.%)

C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr
0.24	0.3	0.007	0.002	0.04	3.53	1.76
Mo	V	Sb	As	Su	Al	
0.37	0.1	0.0011	0.0079	0.003	0.003	

Table. 2 Mechanical properties of Ni-Cr-Mo-V steel

Tensile strength(MPa)	18.3
Yield strength(MPa)	15.0
Elongation(%)	21

16시간 유지한 후 노냉(20℃/hr) 및 공랭처리를 하였다. 그 후 시험편의 전면용 #600에서 #1500까지의 에머리 페이퍼(emery paper)로 연마 후 0.3 μm의 알루미늄나(Al₂O₃)분말을 사용하여 표면을 연마하였다.

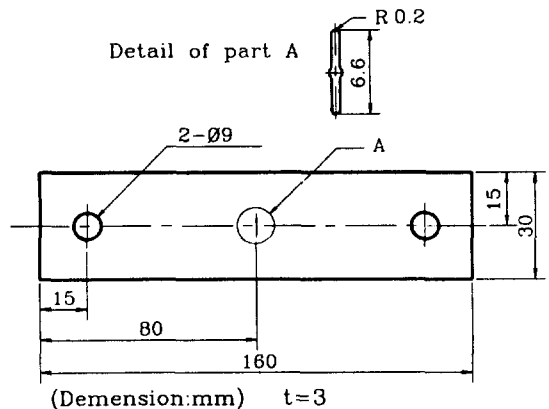


Fig. 1 Geometry of center crack tension specimen

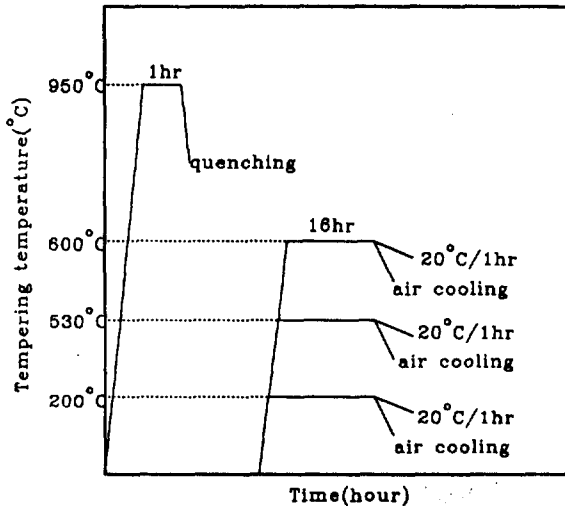


Fig. 2 Diagram of heat treatment process

2.2 시험 방법

템퍼링온도에 따른 재료의 경도 측정은 Matsuzawa사의 비커스(Vickers) 경도 시험기를 사용하였다. 시험조건은 30kg 하중으로 부하속도 150 μ m/sec, 부하시간 21.5초로 하여 각각의 재료에 대해 동일 조건으로 10회 측정하여 최대치 및 최소치를 제외한 나머지의 평균치를 사용하였다.

또한 하한계 피로진전시험에 사용된 시험기는 Shimadzu사의 Servopulser 유압 서어보 피로 시험기(hydraulic-servo fatigue test machine : model EFE-EDN-20V)로서 최대용량은 10ton이고, 시험 조건은 인장-인장의 정현파형(sine wave)으로 응력비(stress ration)를 0.05로 하였고 주파수는 10Hz로 하여 동일 조건으로 시험을 수행하였다. 균열길이 측정은 1/100mm까지 측정 가능한 이동식 광학현미경을 사용하였다.

그리고 하한계치는 피로균열진전속도가 10^{-11} mm/cycle 이하일 때의 값으로 정의하고 피로균열진전의 하한계조건을 구하기 위해 하중점감 시험법¹¹⁾을 사용하였다. 하중점감방법은 균열선단에 작용하는 응력을 평균응력으로 가정하여 균열선단 소성역 크기에 대해

3~5배 크기의 균열이 진전한 후 하중을 전단계의 5% 범위 내에서 감소시켰다. 균열개폐를 고려한 하한계 조건을 구하기 위해 균열선단 2mm 전방에 변형을 게이지(strain gauge)를 일정 간격으로 부착하여 시험 중에 균열선단 변형량을 동적 스트레인 증폭기(dynamic strain amplifier)를 통해 증폭시킨 다음 AD 변환기를 통해 0.001초마다 개인용 컴퓨터(PC)에 저장하였다. 하중변화는 로드셀에서 나오는 신호를 AD 변환기를 거쳐 PC에 0.001초 간격으로 받았다. 노치를 포함한 시험편의 변형량을 Dyna-strain(시마주사 모델명 : 5212)을 이용해 측정했다. 측정된 변형량과 하중의 변화를 작도하였고 시험 중에 X-Y 기록계를 통해 균열개구점을 측정하였다.

3. 결과 및 고찰

3.1 미세조직 및 경도

템퍼링온도 200 $^{\circ}$ C, 530 $^{\circ}$ C, 600 $^{\circ}$ C 변화에 따라 노냉시와 공랭시의 경도값의 변화를 Fig. 3에 나타내었다. 노냉 및 공랭시 템퍼링온도가 증가할수록 경도 값은 약간 감소하는 경향을 보이고 있다. 이는 템퍼링온도가 상승하면 원자가 결정립이 작은 것에서 큰 것으로 이동하므로 결정립이 성장을 한다. 급랭에 의해 생성된 높은 경도와 취성을 가진 침상의 마르텐사이트는 템퍼링온도가 상승함에 따라 인성과 연성이 증가되고 경도가 감소된 템퍼링된 마르텐사이트를 형성한다. 그리고 결정립 크기의 증가와 함께 층상 간격도 증가하게 된다. 혹은 냉각과정과 유지시간이 충분하여 조절한 페라이트가 생성되었을 경우도 있다. 이와 같은 원인에 의해 경도가 감소하는 것으로 사료된다.

Fig. 4는 템퍼링온도에 따른 결정립의 모양을 주사전자현미경에서 1,000배로 관찰한 사진으로서 템퍼링온도가 증가함에 따라 결정립의 크기는 커지고 있다. 그리고 결정립 크기를 측정할 결과를 Table. 3에 나타내었는데 템퍼링온도가 증가함에 따라 결정립의 크기는 커지는 것을 알 수 있다.

Table. 3 Tempering temperature and cooling rate effect on grain size of Ni-Cr-Mo-V steel

Tempering temperature	Cooling rate	Furnace cooling	Air cooling
	200°C		34 μ m
530°C		62 μ m	59 μ m
600°C		79 μ m	74 μ m

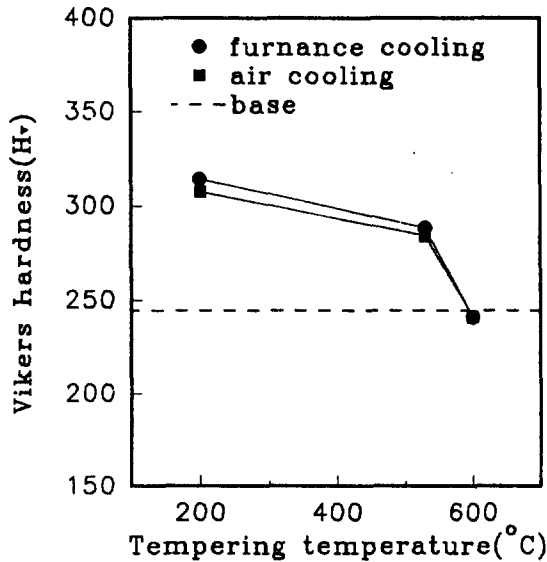


Fig. 3 Vickers hardness of Ni-Cr-Mo-V steel tempered at different temperatures

3.2 하한계 피로균열진전 특성

Ni-Cr-Mo-V강을 오스테나이트화 처리 후 퀸칭한 다음 템퍼링온도와 냉각속도를 다르게 하여 미세구조를 변화시킨 후 하중점감법으로 피로균열진전 시험을 행한 후 하한계 영역에서 피로균열진전속도와 응력확대계수범위의 관계를 평가하였다.

Fig. 5는 노냉(20°C/hr)한 시험편을 템퍼링온도 변화에 따른 피로균열진전속도와 응력확대계수범위의 관계를 나타낸 결과로서, 템퍼링온도가 200°C, 530°C, 600°C로 증가됨에 따라 하한계응력확대계수(near threshold stress intensity factor range, ΔK_{th})는

점차 증가하는 양상을 나타내고 있다. Fig. 6은 공랭한 경우의 결과를 나타낸 것인데 역시 템퍼링온도의 상승에 따라 ΔK_{th} 가 증가함을 알 수 있다.

이런 일련의 결과 즉, 템퍼링온도와 냉각속도의 변화에 따른 하한계치의 변화를 Table. 4에 나타내었는데 템퍼링의 온도 변화에 의해서는 다소의 차이가 생기나 냉각속도의 변화에 따른 영향은 크지 않음을 알 수 있다.

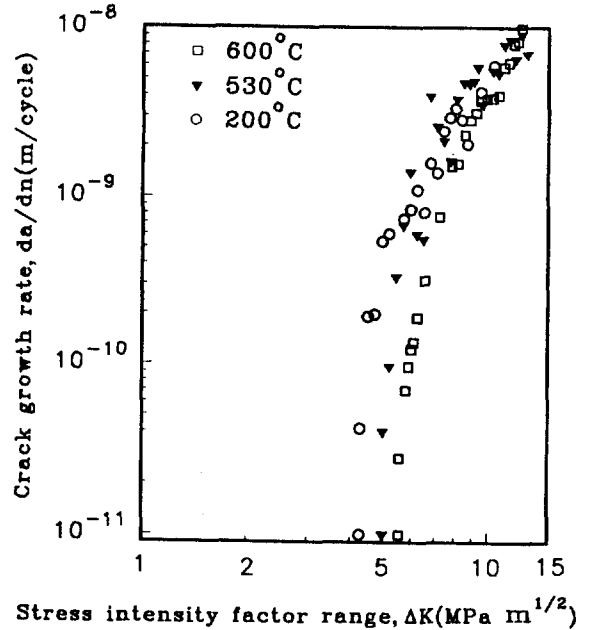
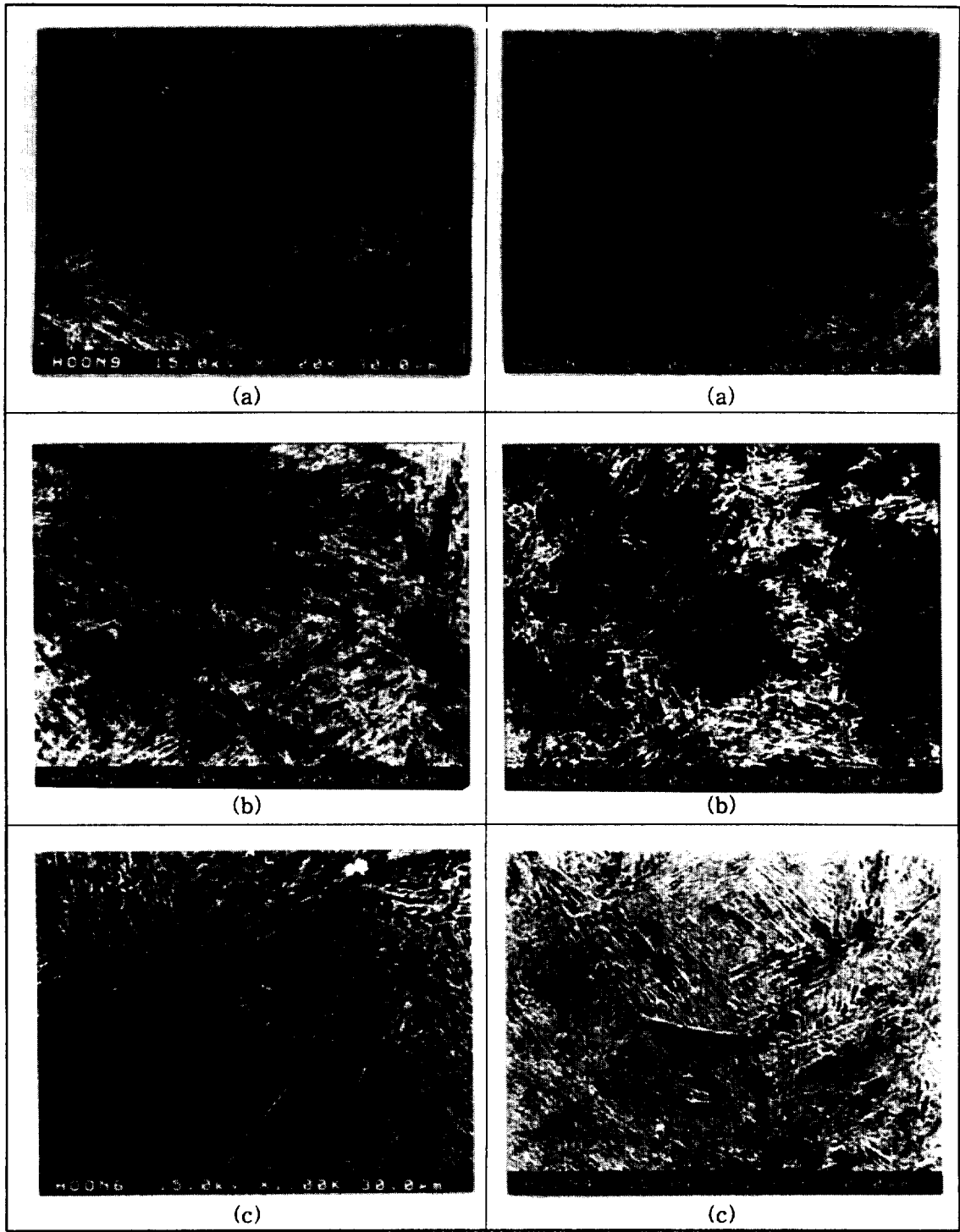


Fig. 5 Relation between da/dn and ΔK of Ni-Cr-Mo-V steel for the case of furnace cooling

Table. 4 Tempering temperature and cooling rate effect on threshold stress intensity factor range(ΔK_{th}) for Ni-Cr-Mo-V steel

Tempering temperature	Cooling rate	Furnace cooling	Air cooling
	200°C		4.3MPa \sqrt{m}
530°C		5.0MPa \sqrt{m}	5.1MPa \sqrt{m}
600°C		5.5MPa \sqrt{m}	5.7MPa \sqrt{m}



Furnace cooling

Air cooling

Fig. 4 Microstructures of Ni-Cr-Mo-V steel after tempering at (a) 200°C, (b) 530°C, (c) 600°C ($\times 500$)

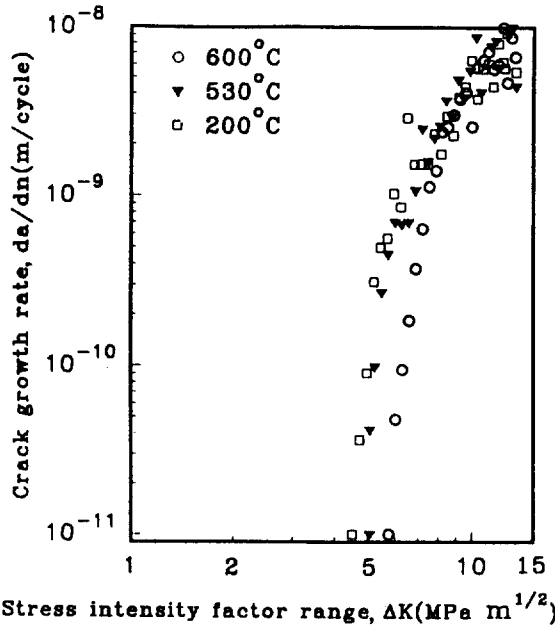


Fig. 6 Relation between da/dn and ΔK of Ni-Cr-Mo-V steel for the case of air cooling

따라 진전하게 되므로 결정립이 큰 경우 즉, 템퍼링 온도가 높게 처리되는 경우 더 거친 표면이 나타나게 되고 이 또한 피로균열진전속도에 영향을 미쳤을 것으로 사료된다.



Fig. 7 Photograph of intergranular fatigue crack growth

이와같이 템퍼링온도 변화에 의한 ΔK_{th} 에서 차이가 생기는 원인은 Fig. 4에 나타난 1000배 주사전자현미경 사진에서 보듯이 템퍼링온도가 200°C, 530°C, 600°C로 증가함에 따라 결정립 크기가 증가됨을 알 수 있다.

그리고 Fig. 7은 하한계 피로균열진전 도중에 시험편 표면을 촬영한 것으로서 피로균열진전 양상이 결정립계면을 따라서 성장하는 것으로 보아 낮은 응력 확대계수범위와 응력비에서 균열진전이 입계파괴가 지배적이기 때문에 결정립 크기가 피로균열진전속도에 큰 영향을 미치는 것으로 생각되어 템퍼링온도가 높을수록 균열진전에 소모되는 사이클이 길어지게 됨으로 하한계치가 증가하는 것으로 나타남을 알 수 있다.

또한 Fig. 8은 하한계 피로균열진전 시험 후의 파단면을 주사전자현미경에서 관찰한 사진으로서 노냉 및 공랭 모두 템퍼링온도가 높아질수록 결정립이 떨어져 나간 자국(grain trace)과 파면의 거칠기가 심해짐을 알 수 있다. 이것은 균열진전이 결정립계를

3.3 균열열립 현상 특성

Ni-Cr-Mo-V강을 오스테나이트화 처리후 담금질한 다음 템퍼링온도(200°C, 530°C, 600°C) 및 냉각속도(노냉, 공랭)를 다르게 하여 각각의 재료에 대한 균열열립비(U)와 응력확대계수범위(ΔK)의 관계와 하한계영역에서 균열열립현상을 고려한 균열진전속도(da/dn)와 유효응력확대계수(ΔK_{eff})와의 관계를 규명하였다.

균열개구 거동을 측정하기 위해서 균열선단 부근에 2mm 간격으로 일정하게 부착한 변형률 게이지를 통해 균열선단에서 반복하중에 의한 변형률을 측정하여 하중-변형률 관계에서 선형적인 변형량을 변 후의 변형량과 하중 관계를 이용하여 균열개폐점을 정의하였다.

Fig. 9는 템퍼링온도를 달리한 후 노냉으로 열처리한 재료의 균열열립비 U 와 응력확대계수범위와의

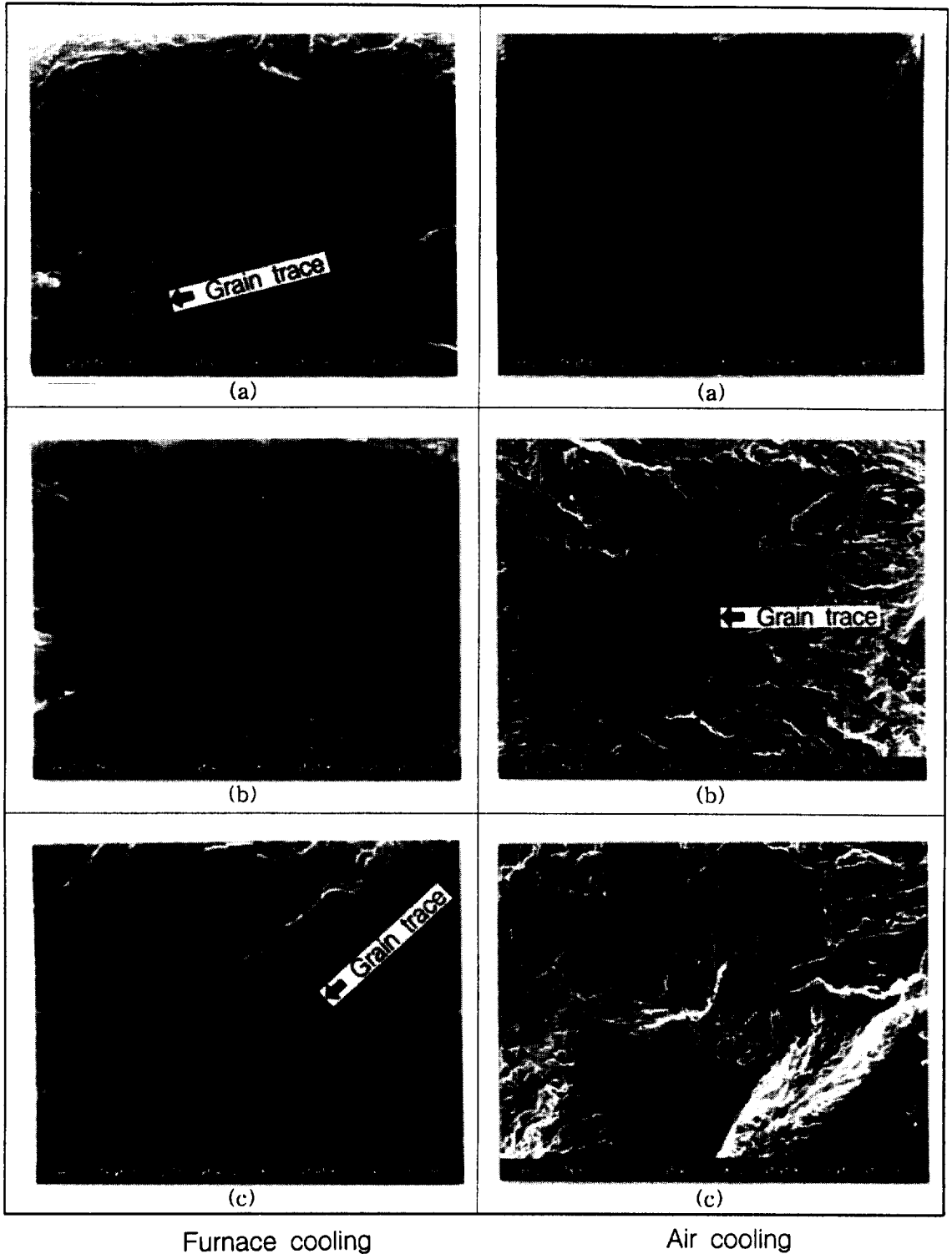


Fig. 8 Fractograph in Ni-Cr-Mo-V steel tempered at (a) 200°C, (b) 530°C and (c) 600°C (×1000)

관계를 나타낸 것이고 Fig. 10은 템퍼링온도를 달리 한 후 공랭후의 균열열림비 U와 응력확대계수범위의 관계를 나타낸 것이다. Fig. 9 및 Fig. 10에서 알 수 있듯이 200℃, 530℃, 600℃ 세가지 열처리재 모두 개구점(P_{op})은 균열발생과 소규모 균열진전시에는 낮은 값을 가지다가 균열길이가 증가할수록 개구점은 증가하여 거의 일정한 개구점을 가지게 되며 하중을 감소시키에 따라 미소한 변화를 보였다.

또한 하한계 영역에 근접할수록 개구비 U는 0.35까지 감소하는 것을 볼 수 있고 열처리 온도가 높을수록 동일 응력확대계수범위에서 열림비는 낮게 나타났다. 즉 균열이 입계를 따라 진전함에 따라 큰 결정립을 가진 600℃ 템퍼링처리를 한 시험편의 균열열림비는 낮게 나타남을 알 수 있다.

Fig. 11 및 Fig. 12는 템퍼링온도를 200℃, 530℃, 600℃으로 달리한 후 노랭 및 공랭의 경우 하한계영역에서 균열개폐 현상을 고려한 유효응력확대계수 ΔK_{eff} 와 균열진전속도 da/dn 의 관계를 나타낸 것이다. 이들 결과에서 열처리 온도와 냉각방법의 차이에 의한 유효응력확대계수 ($\Delta K_{eff, th}$)는 Table. 5에 나타내었다. 이 경우 균열달힘을 고려하지 않은 경우

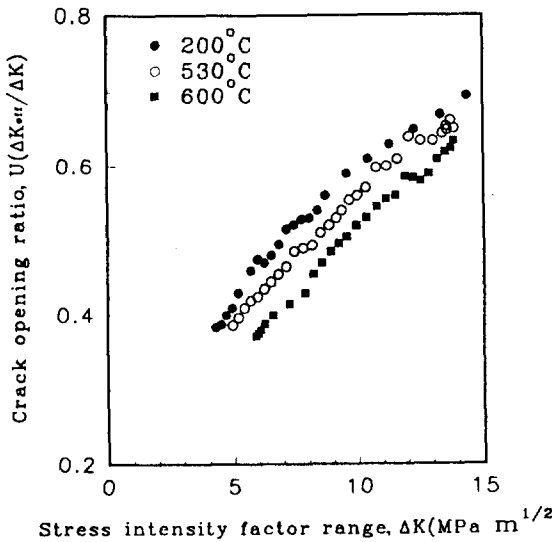


Fig. 9 Relation between ΔK and U in Ni-Cr-Mo-V steel after furnace cooling

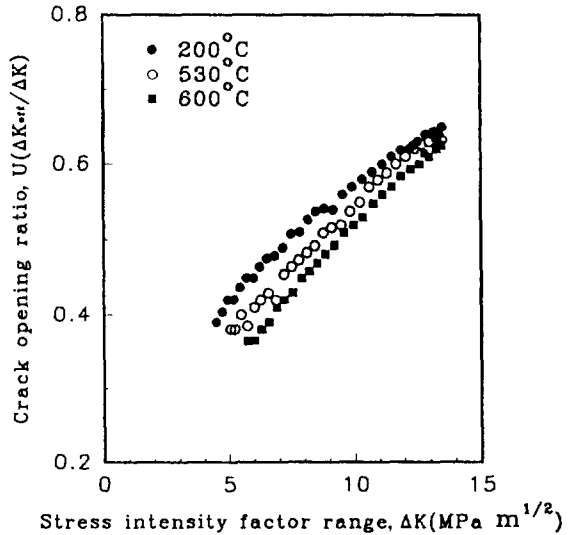


Fig. 10 Relation between ΔK and U in Ni-Cr-Mo-V steel after air cooling

의 하한계치의 값보다 더 낮은 값을 보임을 알 수 있다. 열처리온도의 변화에 따른 ΔK_{eff} 값의 차이는 $0.5\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 미만이고 냉각방법에 의한 차이는 이보다 더 작게 나타났다.

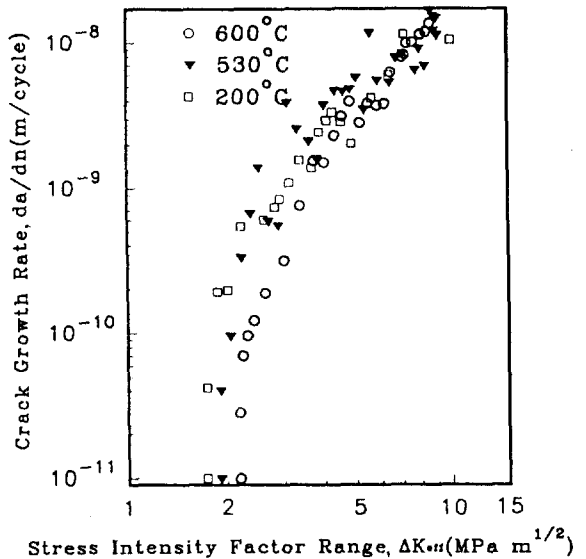


Fig. 11 Relation between da/dn and ΔK_{eff} in Ni-Cr-Mo-V steel after furnace cooling

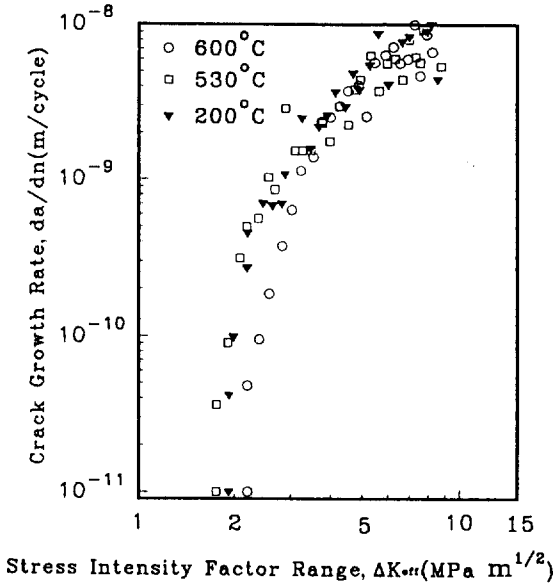


Fig. 12 Relation between da/dn and ΔK_{eff} in Ni-Cr-Mo-V steel after air cooling

Table. 5 Tempering temperature and cooling rate effect on effective threshold stress intensity factor range (ΔK_{th}) of Ni-Cr-Mo-V

Tempering temperature	Cooling rate	
	Furnace cooling	Air cooling
200°C	1.7MPa \sqrt{m}	1.7MPa \sqrt{m}
530°C	1.9MPa \sqrt{m}	1.9MPa \sqrt{m}
600°C	2.2MPa \sqrt{m}	2.2MPa \sqrt{m}

3.4 하한계응력확대계수 범위와 균열단합을 고려한 유효응력확대계수 범위의 관계

각각의 열처리온도에 따른 하한계응력확대계수 ΔK_{th} 와 균열단합을 고려한 유효응력확대계수 범위 ΔK_{eff} 의 관계를 알아보기 위하여 Fig. 13 및 Fig. 14와 같이 비교하여 나타내었다. 여기서 균열진전속도가 낮아질수록 ΔK_{th} 값과 ΔK_{eff} 값의 차이가 더 크게 나타남을 알 수 있고, 같은 응력범위에서는 균열길이 가 길어질수록 유효응력확대계수는 더 작은 값으로 감소하는 경향을 나타내었다. 3.3절에서 설명한 것과 같

이 결정립계를 따라 균열이 성장을 하게 되면 결정립이 큰 재료가 파면의 거칠기가 크게 되고 느린 진전 속도 영역에서는 반복에 의해 파면이 서로 부딪히게 되고 대기 중에 장시간 노출에 의해 산화물이 피로파면에 쌓이게 되어 균열개구점은 더 크게 된다.

실제로 파면이 더 거친 600°C 열처리재의 경우 균열표면에서 다수의 산화물을 관찰하였다. 그러므로 각 조건에 따른 유효응력범위의 차이는 작게 되고 유효응력확대계수는 열처리온도에 의한 영향을 거의 받지 않게 된다. Fig. 11에 결정립계를 따라 진전하는 균열성광 과정을 시험 후의 시험편 표면사진을 통해 나타내었다. 고주기 저응력범위의 반복하중을 받아 성장한 균열에서의 파면은 거칠게 되고 이러한 파단면이 대기 중에서 장시간 노출된 상태로 피로에 의해 마찰을 일으키므로 균열면에 산화에 의한 프래팅 산화물이나 부식 생성물 등이 생겨 산화물 유기 균열개구 현상이 발생된다. 이와 같은 원인에 의해 본 재료에서는 열처리온도 변화가 하한계값에는 영향을 미치나, 피로균열이 지속적으로 성장하면 균열개구점이 증가하게 되어 유효응력확대계수에는 거의 영향을 미치지 못하는 것으로 판명된다. 응력확대계수범위와 개구 응력확대계수범위의 비로 나타내는 균열개구비 U는 세 종류의 템퍼링처리를 한 재료에서 0.75~0.35 범위내에서 나타났다. 파면거칠기는 530°C와 600°C 열처리재에서 더 크게 보이고 200°C인 경우는 취성의 조직을 가지고 있고 결정립이 작아 균열진전 경로가 더 낮은 요철의 파면을 발생시키지 않으므로 균열진전은 빠르나 균열단합 현상은 위의 고온 열처리재보다 낮게 된다. 이와 같은 결과는 다른 연구⁶⁾ 결과에서 보고되고 있듯이, 고온 열처리재에서 개구 응력이 더 높은 이유는 입계파괴에 의한 파면거칠기 뿐만 아니라 열처리에 의해 재료의 인성 및 연성을 증가시키므로 균열선단 주위에 소규모 항복을 일으켜 소성유기균열단합 현상의 영향이 커진 것으로 사료된다.

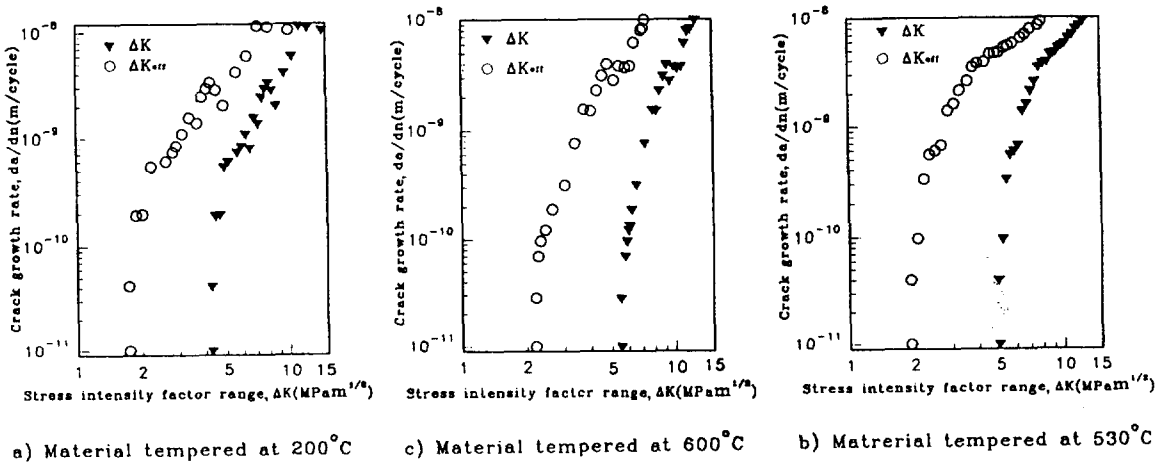


Fig. 13 Relation between da/dn and ΔK , ΔK_{eff} in Ni-Cr-Mo-V steel for different tempering temperature with furnace cooling

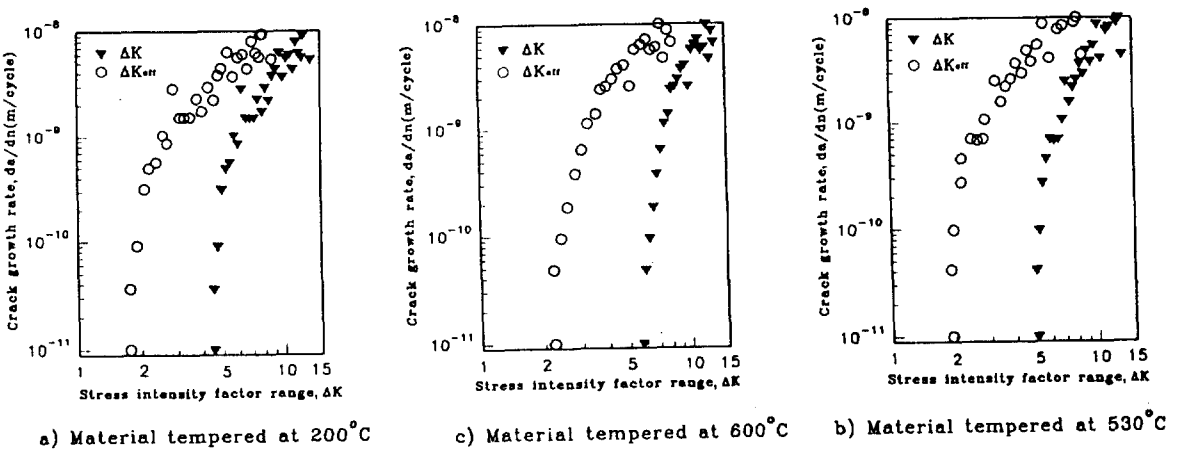


Fig. 14 Relation between da/dn and ΔK , ΔK_{eff} in Ni-Cr-Mo-V steel for different tempering temperature with air cooling

5. 결 론

Ni-Cr-Mo-V강을 템퍼링온도(200°C, 530°C, 600°C)변화와 냉각속도(노냉, 공랭)를 달리하여 미세조직을 변화시킨 후 경도시험과 조직의 관찰 그리

고 하한계영역에서의 피로균열진전 시험을 행하고 저진전속도영역에서 피로균열진전속도와 균열단합 거동에 미치는 미세조직변화의 영향 특성 등을 평가하여 본 결과 다음과 같은 결론을 내릴 수 있었다.

1. 템퍼링온도 처리후 경도치는 템퍼링온도의 증가에

따라 경도치는 감소하였고, 조직의 관찰에서 결정립의 크기가 커져감을 알 수 있다.

2. 하중점감시험법을 이용하여 피로균열진전시험을 행한 결과 템퍼링온도가 증가할수록 ΔK_{th} 는 높은 값을 나타냈다. 이것은 템퍼링온도의 증가에 따라 결정립 크기의 증가로 균열이 결정립계를 따라 진전함으로써 하한계치는 증가하는 것으로 사료된다.
3. 균열개구 현상을 고려한 유효하한계치는 템퍼링온도의 변화에 따라 큰 차이를 보이지 않았다. 이것은 낮은 ΔK 영역과 낮은 응력비에서는 균열진전이 결정립계를 따라 일어나므로 열처리온도가 증가하면 결정립이 커지게 되어 파면의 요철에 의한 것으로 사료된다.
4. 공랭을 한 시편의 경우도 하한계치와 유효하한계치는 노냉과 같은 경향을 보이나, 그 값이 약간은 크게 나타났다. 노냉을 한 시편의 경우가 높은 온도 열처리인 경우 느린 냉각속도 때문에 입계취화가 더 일어났기 때문이다.
5. 열처리온도 변화가 하한계값에는 영향을 미치나 피로균열이 지속적으로 성장하면 균열개구점이 증가하게 되어 유효응력확대계수에는 거의 영향을 미치지 못하는 것을 알 수 있었다.

후 기

본 논문은 한국과학재단 산하 산업설비 안전성 평가 연구센터의 연구비지원으로 이루어진 것으로서 이에 관계자 여러분께 감사드립니다.

참고문헌

1. 升田博之, 松岡三郎, 1988, “變動荷重 ΔK 減少試驗法による疲労き裂傳ば機構の研究”, 材料, 第38卷 第427號, pp.78~83.
2. 傳田岳史, 菊地祐久, 等本徳郎, 齊藤正克, 1994, “IN718의疲労壽命と疲労き裂傳ば機構に及ぼす結晶粒徑影響について”, 日本機械學會論文集

(A編), 60卷 576號, pp.34~40.

3. J.A. Begley and P.R. Toolin, 1973, “Fracture toughness and fatigue crack growth rate properties of a Ni-Cr-Mo-V steel sensitive to temper embrittlement”, Int. Journ. of Fracture, 9 pp. 243~253.
4. 菊川 眞, 城野政弘, 田中健一, 高谷 勝, 1976, “除荷彈性コンプライアンス法による進展速度領域における疲労き裂進展速度とき裂開閉口挙動の測定”, 材料, 第25卷, 第276號, 12, pp. 91~95.
5. G.T. Gray, III, J.C. Williams, and A.W. Thompson, 1983, “Roughness-induced Crack Closure: An Explanation for Microstructurally Sensitive Fatigue Crack Growth”, Metallurgical Transactions, A, vol. 14A, pp. 421~431.
6. C.S. Shin and R.A. Smith, 1988, “Fatigue Crack Growth at Stress Concentrations—The Role of Notch Plasticity and Crack Closure”, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 29, No. 3, pp. 301~315.
7. P.K. Liaw, A. Saxena, V.P. Swaminathan, and T.T. Shih, 1982, “Effects of Load and Temperature on the Near-Threshold Fatigue Crack Propagation Behavior in a Cr-Mo-V Steel”, Metallurgical Transaction A, pp. 1631~1640.
8. 田中啓介, 秋庭義明, 中尾眞也, 1990, “微小疲労き裂の傳ば下限界とき裂開閉口”, 日本機械學會論文集(A編), 56卷 524號, pp. 715~722.
9. 中井善一, 田中啓介, 川島理生司, 1985, “鐵鋼材料の疲労き裂傳ば下限界に及ぼす應力比の影響”, 材料, 第33卷, 第371號, pp. 1045~1051.
10. ASTM, 1992, “Standard Specification for Vacuum-Treated Alloy Steel Forging for Turbine Rotor Disks and Whells”, ASTM A471, pp. 281~285.

11. ASTM, 1985, "Standard Test Method for constant load amplitude fatigue crack growth rate above 10^{-6} m/cycle." ASTM, 647-83a, pp. 739~759.